工程科学学报 第 38 卷 第 8 期: 1098-1107 2016 年 8 月

Chinese Journal of Engineering , Vol. 38 , No. 8: 1098-1107 , August 2016 DOI: 10.13374/j.issn2095-9389.2016.08.008; http://journals.ustb.edu.cn

# 宽厚板坯连铸结晶器流场、温度场及应力场的耦合数 值模拟

# 黄 诚<sup>12) ⊠</sup>,李晓谦<sup>12)</sup>,陈平虎<sup>12)</sup>,徐 婷<sup>12)</sup>

1) 中南大学机电工程学院,长沙 410083 2) 中南大学高性能复杂制造国家重点实验室,长沙 410083 🖂 通信作者,E-mail: huangchengbowang@126.com

摘 要 利用 ProCAST 软件对 2400 mm × 400 mm 宽厚板坯结晶器建立三维动态模型 采用移动边界法实现结晶器内流场、温度场及应力场的耦合模拟. 结果表明:考虑凝固坯壳的影响,下回流区位置向铸坯中心靠拢,真实反映了钢液在连铸结晶器内的流动情况. 自由液面的钢液从窄面流向水口,速度先增大后减小,距水口约0.7 m处,出现最大表面流速,约为0.21 m·s<sup>-1</sup>. 结晶器出口坯壳窄面中心厚度最小且由中心向两侧逐渐增大,最小厚度约为10.4 mm;受流股冲击影响较弱的宽面坯壳与窄面相比生长更均匀,宽面偏角部和中心的坯壳厚度分别为18.9 mm 和27.6 mm. 铸坯坯壳应力变化趋势与温度基本保持一致,表明初凝坯壳应力主要是热应力. 结晶器内铸坯宽窄面上的等效应力均沿着结晶器高度下降方向呈增大趋势,铸坯角部、宽面中心及窄面中心位置的最大应力各约为200、100 和25 MPa. 关键词 连铸;结晶器;耦合效应;数值模拟;流场;坯壳厚度;等效应力

# Coupling numerical simulation of flow field , temperature field and stress field in a wide-thick slab continuous casting mold

HUANG Cheng<sup>1 2)</sup>  $\bowtie$  , LI Xiao-qian<sup>1 2)</sup> , CHEN Ping-hu<sup>1 2)</sup> , XU Ting<sup>1 2)</sup>

1) College of Mechanical and Electrical Engineering , Central South University , Changsha 410083 , China

2) State Key Laboratory of High Performance Complex Manufacturing , Central South University , Changsha 410083 , China

Corresponding author , E-mail: huangchengbowang@126.com

**ABSTRACT** Based on a moving boundary approach , a three-dimensional dynamic model is built for 2400 mm × 400 mm wide-thick slab molds by using ProCAST to realize the coupling simulation of flow field , temperature field and stress field. The results show that the position of the lower recirculation zone moves to the slab center by the effect of the solidified shell , which reflects the real flow condition of molten steel in the continuous casting mold. The liquid on the free surface flows from the narrow surface to the nozzle , the velocity increases first and then decreases , and the maximum velocity is about 0. 21 m  $\cdot$  s<sup>-1</sup> , which occurs at 0. 7 m from the nozzle. The center of the narrow face shell at the mold exit is the thinnest and increases from the center to both sides gradually , and the minimum thickness is about 10. 4 mm. The wide face shell influenced by water flow impact grows more uniform than the narrow face , the wide face shell thickness near the corner is 18. 9 mm , and the center thickness is 27. 6 mm. The stress change trend of the slab shell is almost consistent with temperature , demonstrating that the initial solidified shell stress is mainly thermal stress. The effective stresses on the wide face and narrow face rise along the drop direction of mold height , and the maximum stresses of the slab corner , wide face center and narrow face center are about 200 , 100 and 25 MPa , respectively.

KEY WORDS continuous casting; molds; coupling effects; numerical simulation; flow field; shell thickness; effective stress

基金项目: 高品质钢特厚大型板坯连铸生产线资助项目

结晶器内的冶金行为是一个流场、温度场及应力 场之间相互影响、相互作用的复杂过程. 其中,结晶器 内钢液的流动是影响铸坯凝固行为的主要因素之一, 其对保护渣的熔化与卷入、夹杂物与气泡的去除及凝 固坯壳的传热传质均有显著影响. 结晶器中,初凝坯 壳受到钢水的静压力、热应力及结晶器的接触反力作 用,从而使得受力的凝固坯壳又反作用于钢液的流动 行为. 因此,结晶器内流场、温度场及应力场共同影响 着铸坯内部及表面质量. 尤其在宽厚板坯连铸生产过 程中,因为铸造尺寸因素,三场的相互作用对铸坯质量 的影响更为显著.

国内外学者对结晶器内各种冶金现象做了大量的 研究 尤其是对流场和温度场的数值模拟研究. 刘国 林<sup>[1]</sup>等应用流体体积函数法(volume of fluid, VOF) 重 点研究了水口侧孔倾角、拉速、铸坯断面宽度等工艺参 数对结晶器内自由液面波动的影响; Thomas<sup>[2-3]</sup>采用 高雷诺数湍流模型对板坯结晶器内钢液的流动进行数 值模拟 发现水口侧孔倾角对结晶器内钢液的流动有 较大影响. Choudhary 等<sup>[4]</sup> 对结晶器内连铸坯凝固过 程进行仿真模拟采用的是有效导热模型,这是为了考 虑流体流动对铸坯凝固传热的影响 指出当放大导热 系数取1~7倍时结晶器出口处坯壳厚度大约有20% 的偏差,当放大导热系数取12倍时对模拟结果已有显 著影响. 然而,大部分模拟都未考虑凝固坯壳的影响, 导致实验结果偏差较大,甚至明显偏离真实结果.另 外,只有极少数学者针对结晶器内流场、温度场及应力 场的三场耦合模拟做过数值模拟研究 而且大部分都 是针对小方坯、薄板坯及中厚板坯的研究 很少涉及到 针对宽厚板坯的流场、温度场及应力场的耦合模拟 研究.

本文基于 ProCAST 软件中的移动边界法,耦合求 解 2400 mm×400 mm 宽厚板坯连铸结晶器流动场、温 度场及应力场,获得铸坯在结晶器内的流动场、温度场 及应力场结果.应用本文的模拟方法能够更好地优化 各种结构参数和工艺参数以预测指导实际工业生产.

1 数学模型

1.1 基本假设

在工业生产过程中,连铸结晶器内钢液的流动分 布、传热行为及受力情况等十分复杂,在进行数值计算 时 根据其流动传热特征和研究目的可对结晶器内的 冶金行为作以下假设:

(1) 忽略结晶器锥度和辐射对传热的影响;

- (2) 忽略结晶器振动影响;
- (3) 连铸过程为瞬态过程;

(4) 忽略结晶器表面对周围的辐射换热;

(5) 根据对称性,选取连铸坯横截面的1/4作为

研究对象;

(6)忽略结晶器弯月面的表面波动及保护渣对流动与传热的影响.

1.2 流场和温度场控制方程

(1) 质量守恒方程<sup>[5]</sup>:  

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial (\rho u)}{\partial x} + \frac{\partial (\rho v)}{\partial y} + \frac{\partial (\rho w)}{\partial z} = 0.$$
(1)

(2) 动量守恒方程(下式为 x 方向 ,y、z 方向与 x同理):

$$\frac{\rho}{f_1}\frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\rho}{f_1}\left(u\frac{\partial u}{\partial x} + v\frac{\partial u}{\partial y} + w\frac{\partial u}{\partial z}\right) = -\frac{\partial P}{\partial x} + \rho g_x + \frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{u}{f_1}\frac{\partial u}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\frac{u}{f_1}\frac{\partial u}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{u}{f_1}\frac{\partial u}{\partial z}\right) - \left(\frac{\mu}{K}\right)u.$$
(2)

(3) 湍流控制方程<sup>[6]</sup>.

湍动能方程:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j k) = \rho P - \rho \varepsilon + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_{\rm T}}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right].$$
(3)

湍动能耗散方程:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_{j}}(\rho u_{j}\varepsilon) =$$

$$C_{1} \frac{\varepsilon}{k}\rho P - C_{2} \frac{\varepsilon}{k}\rho\varepsilon + \frac{\partial}{\partial x_{j}} \left[ \left(\mu + \frac{\mu_{T}}{\sigma_{\tau}}\right) \frac{\partial\varepsilon}{\partial x_{j}} \right]. \quad (4)$$

其中 湍流有效黏度表达式为

$$\mu_{\rm T} = C_{\mu} \, \frac{k^2}{\varepsilon}.\tag{5}$$

压力生成项表达式为

$$P = \mu_{\rm T} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \frac{\partial u_m}{\partial x_m} \delta_{ij} \right) - \frac{2}{3} k \frac{\partial u_m}{\partial x_m}.$$
 (6)

(4) 能量守恒方程:

$$\rho \frac{\partial H}{\partial t} + \rho \frac{\partial H}{\partial T} \left( u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} + w \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left( \kappa \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \kappa \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \kappa \frac{\partial T}{\partial z} \right) , \quad (7)$$

$$H(T) = \int_0^T c_p(T) \, \mathrm{d}T + L(1 - f_s) \,. \tag{8}$$

式中:  $u_v n w 分别为 x_y n z 方向速度分量 ,m \cdot s^{-1}; f_1$ 为液相率;  $f_x$ 为固相率;  $\rho$  为密度 ,kg · m<sup>-3</sup>; P 为压力 , Pa;  $g_x h x$  方向重力分量 ,m · s<sup>-2</sup>;  $\varepsilon$  为湍动能耗散率 , m<sup>2</sup> · s<sup>-3</sup>; k 为湍动能 ,m<sup>2</sup> · s<sup>-2</sup>;  $\omega$  为绝对黏度 ,Pa · s;  $\mu_T$  为 有效黏度 ,Pa · s; K 为渗透率 ,m<sup>2</sup>;  $\delta_{ij}$  为克罗克内尔符号 (当 $i = j \delta_{ij} = 1$ ; 当 $i \neq j \delta_{ij} = 0$ );  $c_p$ 为比热容 J·kg<sup>-1</sup> · K<sup>-1</sup>;  $\kappa$  为热传导率 ,W · m<sup>-1</sup> · K<sup>-1</sup>; t 为时间 s; L 为凝固 潜热 J·kg<sup>-1</sup>; T 为节点温度 K; H 为热焓 J·mol<sup>-1</sup>;  $C_{\mu}$ 、  $C_1 \sim C_2 \sim \sigma_k n \sigma_\tau$ 均为经验常数 ,目前普遍采用 Launder 和 Spalding 的推荐值 ,见表 1.

表1 k-e 方程模型中的常数

Table 1	Constants	in	the	equation	of	$k$ – $\varepsilon$	model
---------	-----------	----	-----	----------	----	---------------------	-------

$C_{\mu}$	$C_1$	$C_2$	$\sigma_k$	$\sigma_{ au}$
0.09	1.44	1.92	1.00	1.33

# 1.3 应力模型

在 ProCAST 软件中,计算应力通常三种模型可供 选择:线弹性模型、弹塑性模型和弹黏塑性模型. 图 1 为三种模型的应力-应变曲线图. 弹性模型是以杨氏 模型为特征量,相应于应力-应变曲线初始的斜线部 分,此阶段除了杨氏模量外,还应定义泊松比和热膨胀 系数.对于弹塑性模型,还要定义屈服应力和硬化系 数,对应于应力-应变曲线的中间部分. 弹黏塑性模型 考虑了材料的蠕变行为,对应于应力-应变曲线的最 后部分. 由于国内外学者 Han 等<sup>[7]</sup>和蔡少武<sup>[8]</sup>采用弹 塑性模型得到的计算结果接近实际,且获得描述黏塑 性行为的合金数据费时费力,根据本模拟采用弹塑性 模型作为应力模型.

弹性阶段杨氏模量、泊松比和热膨胀系数的对应 公式为<sup>[9]</sup>

$$\sigma = E(\delta - \delta^{\mathrm{T}}) \quad , \tag{9}$$

$$\frac{\Delta d}{d} = \beta \cdot \delta , \qquad (10)$$

 $\delta^{\mathrm{T}} = a(T) (T - T_{\mathrm{ref}}).$ (11)

弹塑性阶段应力表达式为

$$\sigma = \sigma_0 + M\delta^{\rm p}. \tag{12}$$

式中  $\sigma$  为瞬时应力  $\sigma_0$ 为屈服应力 E 为杨氏模量  $\beta$ 为泊松比  $\mu(T)$  为热膨胀系数  $\delta$  为总应变  $\delta^T$ 为热应 变  $T_{ref}$ 为参考温度 M 为塑性模量  $\delta^{P}$ 为塑性应变.



图 1 三种应力模型的应力一应变曲线 Fig. 1 Stress-strain curves of three stress models

# 2 几何模型及边界条件

2.1 几何模型

结晶器及浸入式水口几何尺寸参数如表 2. 以

2400 mm × 400 mm 宽厚板坯结晶器原型为研究对象和 建模依据 ,忽略结晶器锥度的影响 ,可取 1 /4 的结晶器 为研究对象.为了消除结晶器下部水口的钢液对内部 流场的影响 ,以获得充分发展的流场 ,适当将结晶器模 型高度加长取为 2 m.由于浸入式水口的结构比较复 杂 ,简化水口结构便于划分六面体网格 ,能够极大地缩 短计算时间和提高计算的收敛性 ,几何模型和划分好 的网格模型如图 2.

表2 结晶器和浸入式水口的原型及仿真模型参数

 
 Table 2
 Original model and simulation model parameters of the mold and submerged entry nozzle

几何参数	原始模型	仿真模型	
结晶器宽度/mm	2400	2400	
结晶器厚度/mm	400	400	
结晶器高度/mm	900	2000	
水口侧孔倾角/( °)	12	12	

 桃圆形 85 mm(高) × 矩形 80 mm(高) ×

 水口出口形状及面积
 65 mm(宽)
 70 mm(宽)

 水口浥口까尔灰晶软
 65 mm(宽)
 70 mm(宽)

 水口浸入深度/mm
 115
 120



图 2 结晶器几何模型及网格模型 Fig. 2 Geometry model and mesh model of the mold

# 2.2 边界条件

2.2.1 结晶器传热

在结晶器里 采用沿结晶器高度热流密度 q 表示, 其计算式如下<sup>[10]</sup>:

$$q = A - B\sqrt{\tau} = A - B\sqrt{z/\eta}.$$
 (13)

式中: q 为结晶器沿高度热流密度 , $MW \cdot m^{-2}$ ;  $\tau$  为钢水 在结晶器停留时间 s; z 为结晶器内钢液弯月面下的任 一点至弯月面的距离 , $m; \eta$  为拉坯速度 , $m \cdot s^{-1}; A$  和 *B* 为经验常数.

根据文献[11],可得到经验系数A和B的计算公

式如下:

$$A = \frac{T_{s} - T_{w}}{R_{1} + R_{2} + R_{3} + R_{4} + R_{c} + 1/h_{w}}, \quad (14)$$

$$B = \left(\varphi lA - c_{pw} Q \rho_w \Delta T\right) \frac{3\eta^{N-2}}{2\varphi l^{3/2}}, \qquad (15)$$

$$h_{\rm w} = 0.023 \frac{\Lambda_{\rm w}}{D} \left( \frac{\rho_{\rm w} a_{\rm w} D}{\mu_{\rm w}} \right) \quad \left( \frac{c_{\rm pw} \mu_{\rm w}}{\lambda_{\rm w}} \right) \quad . \tag{16}$$

 $D = 4S/U. \tag{17}$ 

式中:  $T_{w}$ 为冷却水的温度, K;  $T_{s}$ 为钢的固相线温度, K;  $R_{1}$ 为结晶器与保护渣膜间的接触热阻,  $m^{2} \cdot K \cdot W^{-1}$ ;  $R_{2}$ 为气隙的导热热阻,  $m^{2} \cdot K \cdot W^{-1}$ ;  $R_{3}$ 为渣膜的导热热阻,  $m^{2} \cdot K \cdot W^{-1}$ ;  $R_{4}$  为铸坯与保护渣膜间的接触热阻,  $m^{2} \cdot K \cdot W^{-1}$ ;  $R_{c}$ 为结晶器铜板的热阻,  $m^{2} \cdot K \cdot W^{-1}$ ;  $h_{w}$ 为 结晶器铜板与冷却水界面的传热系数,  $W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$ ;  $\varphi$ 为结晶器内腔的周长, m; l 为结晶器的有效高度, m;  $c_{pw}$ 为冷却水的比热容,  $J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$ ; Q 为冷却水的流 量,  $m^{3} \cdot s^{-1}$ ;  $\rho_{w}$ 为冷却水的密度,  $kg \cdot m^{-3}$ ;  $\Delta T$  为冷却水 的温升, K;  $\lambda_{w}$ 为冷却水的导热系数,  $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$ ; D为 水力直径, m; S 为冷却水的流通截面积,  $m^{2}$ ; U为湿周, m;  $u_{w}$ 为冷却水的平均流速,  $m \cdot s^{-1}$ ;  $\mu_{w}$ 为冷却水的黏 度,  $Pa \cdot s$ .

在本次模拟中,冷却水温度为 30 ℃,H13 钢的固 相线温度为 1355 ℃,结晶器与保护渣膜间的接触热阻  $R_1 = 1/3000 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$ ,在结晶器钢液弯月面以下且 紧邻弯月面处,坯壳厚度为零,铸坯与结晶器界面间气 隙厚度也为零,即气隙的导热热阻 $R_2$ 为零,从文献 [11]中可得渣膜的导热热阻 $R_3 = 10^{-4} \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$ ,铸 坯与保护渣膜间的接触热阻 $R_4 = 1/14822 \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$ ,结晶器铜板厚度为 40 mm,铜板的导热系数为 380 W· m<sup>-1</sup> · K<sup>-1</sup>,从而得出 $R_c = 1.053 \times 10^{-4} \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$ .结 晶器高度为 900 mm,有效高度为 800 mm,冷却水缝宽 度为 4 mm,冷却水比热容为 4178 J·kg<sup>-1</sup> · K<sup>-1</sup>,冷却水 密度为 1000 kg·m<sup>-3</sup>,冷却水导热系数为 0.618 W· m<sup>-1</sup> · K<sup>-1</sup>,冷却水黏度为 7.92 × 10<sup>-4</sup> Pa·s,冷却水出口 温度为 38 ℃.

将以上数据分别代入经验系数 A 和 B 的计算公 式中 就可以得到结晶器宽面和窄面方向上的热流密 度 其计算公式分别为

$$q = 2.509 - 0.268 \sqrt{z/\eta}$$
, (18)

$$q = 1.559 - 0.190 \sqrt{z/\eta}.$$
 (19)

2.2.2 二冷区换热

由于建立的铸坯总长度为2m,为了能够准确模拟 整个铸坯的流场、温度场及应力场,必须给出1.1m二 冷段的换热系数,其中0.3m为二冷足辊段0.8m为 二冷一段.

钢液在结晶器内受到一冷水的冷却作用形成初始

凝固坯壳,进入二冷区受到冷却水的直接喷射以完成 后续冷却,使得液相穴内的钢液在进入矫直区前完全 凝固.铸坯在二冷区的传热主要包括以下几个方面: (1)冷却水滴被汽化蒸发;(2)水滴吸热后流离铸坯; (3)铸坯辐射散热;(4)铸坯与夹辊间的传导散热.从 以上传热路径可以看出二冷换热系数与许多因素有 关,且前人对此已进行了诸多的研究.在实践中总结 了很多二冷区的换热系数计算经验公式,本文采用 Ishiguro等提出的经验公式<sup>[12]</sup>:

*h* = 0.58*W*<sup>0.451</sup>(1 - 0.0075*T*<sub>w</sub>). (20) 式中: *h* 为换热系数, kW • m<sup>-2</sup> • ℃<sup>-1</sup>; *W* 为水流密度, L•m<sup>-2</sup> • s<sup>-1</sup>; *T*<sub>w</sub>为冷却水温度, ℃

## 3 工艺参数及物性参数

模拟所用钢种为 H13 钢,其化学成分如表 3 所 示. 热物性参数主要包括热导率、比热容、密度、热膨 胀系数等,应力参数包含泊松比、弹性模量、屈服强度 等. ProCAST 可以与热力学数据库自动连接来计算这 些物性值,能够根据化学成分计算物性值. H13 钢的 物性参数根据热力学数据库采用 Lever 模型计算,其 中潜热以热焓法进行处理. 各参数值都是温度的曲线 函数,各工艺参数及物性参数见表 4 和图 3.

表 3 H13 钢的化学成分(质量分数)

	Table 5	Chemical co	%			
С	Si	Mn	Cr	Mo	V	
0.38	0.95	0.35	5.00	1.35	1.00	

#### 表4 H13 钢的工艺参数及物性参数

Table 4         Process parameters and physical properties of steel H13					
工艺参数	数值	物性参数	数值		
	20	液相线温度/℃	1473		
拉速/( m•s <sup>-1</sup> )	0. 54	固相线温度/℃	1355		
结晶器冷却水量/	10169	导热系数	图 3( a)		
( L•min <sup>-1</sup> )	10168	密度和热焓	图 3( c)		
二冷水量/(L•min <sup>-1</sup> )	13840	泊松比	图 3( d)		
冷却水温度/℃	≤40	屈服应力	图 3( d)		
进出水温差∕℃	≤10	弹性模量	图 3(b)		
进水压力/MPa	1	塑性模量	图 3( a)		
回水压力/MPa	0. 25	热膨胀系数	图 3( b)		

# 4 仿真结果与分析

# 4.1 流场结果与分析

图4和图5分别为未考虑凝固坯壳影响和考虑坯 壳影响的情况下结晶器宽面中心对称面上的速度分 布.从图4和图5中可以看出,两种情况下的钢液在 结晶器内的流动规律大致相同,即高温钢液由浸入式



图 3 H13 钢的物性参数. (a) 导热系数和塑性模量; (b) 弹性模量和热膨胀系数; (c) 密度和热焓; (d) 泊松比和屈服应力 Fig. 3 Physical properties of steel H13: (a) thermal conductivity and plastic modulus; (b) elastic modulus and thermal expansion; (c) density and enthalpy; (d) Possion's ratio and yield stress



图 4 未考虑凝固坯壳影响的结晶器宽面中心面上速度分布. (a) 速度大于 0.08 m •s <sup>-1</sup>的速度云图; (b) 流线图

Fig. 4 Velocity distribution on the middle face of the mold wide surface without the effect of the solidified shell: (a) contour of velocity when the velocity is more than  $0.08 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ; (b) contour of streamlines

水口冲击下来 形成的高速射流由水口侧孔冲出,在冲 击结晶器窄面的过程中速度不断耗散.射流撞击到窄 面后改变方向,被分割成一上一下两个流股.向上的 流股沿结晶器窄面向上运动至弯月面受阻后流向水 口,水口壁面阻碍了流股的前进方向,强制流股向下流 动 在结晶器液面附近形成上回流区 这一回流区直接 影响着结晶器自由液面的波动、保护渣的熔化与卷入 及凝固坯壳的生长等. 向下的流股形成与上回流区循 环方向相反、空间更大的回流区 其对夹杂物及气泡的 上浮有直接影响.



图 5 考虑凝固坯壳影响的宽面中心面上速度分布. (a) 速度矢量; (b) 速度大于 0.08 m·s<sup>-1</sup>的速度云图; (c) 流线图 **Fig. 5** Velocity distribution on the middle face of the mold wide surface with the effect of the solidified shell: (a) contour of velocity vector; (b) contour of velocity when the velocity is more than 0.08 m·s<sup>-1</sup>; (c) contour of streamlines

然而 随着结晶器不断受到一冷水的冷却作用,与 结晶器接触的钢水开始凝固形成初始坯壳且逐渐达到 一定厚度,对钢液的流动轨迹产生了显著影响. 在未 考虑凝固坯壳的影响下,钢液开始进入到水口的速度 为1.35 m•s<sup>-1</sup> 到达窄面后的速度衰减到 0.5 m•s<sup>-1</sup>左 右;当考虑凝固坯壳的影响后,相同速度的流股到达窄 面后速度衰减到 0.4 m•s<sup>-1</sup>以下,这是由于冷却凝固影 响造成结晶器内黏性力较大,从而导致了流股在冲击 窄面的过程中速度损耗较多.

从图 4(b) 中可以看出,不考虑凝固坯壳的影响, 钢液流动分布在整个结晶器内,下回流区涡心处于结 晶器宽窄面中心偏下位置,例如李俊桥<sup>[13]</sup>和靳星<sup>[14]</sup> 忽略了凝固传热影响对板坯连铸结晶器内钢液流动进 行数值模拟研究.在图 5(c)中,由于考虑了凝固坯壳 的影响,结晶器下部钢液的自由流动空间变小,下回流 区的钢液流动受到抑制,根据能量守恒原理,上回流区 的能量增强. 另外,初凝坯壳在上回流区生长速度缓 慢,坯壳厚度较薄,对上回流区的钢液流动抑制作用不 明显. 因此,考虑凝固坯壳后,上回流区流动空间并未 明显改变,而下回流区涡心向铸坯中心靠近. 综合以 上两种情况可以得出,不考虑凝固坯壳影响的钢液流 动轨迹在连铸过程中属于理想状态,与实际情况不符, 只有充分考虑凝固坯壳的影响才能更加真实地反映结 晶器内钢液的流动情况.

图 6 为结晶器自由液面速度矢量图和速度云图. 结晶器自由液面上钢液流速分布规律为:随着距窄面 距离的增大,钢液表面流速先增大后减小,速度在整个 液面的分布不均匀,在距水口0.70m处表面流速达到 最大值,约为0.21m•s<sup>-1</sup>,且距水口0.60~0.80m处的 速度均约为0.20m•s<sup>-1</sup>,如图7所示.

在实际生产过程中,工业上对结晶器钢液表面流 速控制提出严格的要求,结晶器表面流速应当在一个







Fig. 7 Flow velocity at the centerline of the mold free liquid surface

合理的范围内,过大的速度会造成局部钢液裸露、钢液 二次氧化及自由液面的剧烈动荡等不利现象;而过小 的表面流速则导致自由液面的热量交换不足,不利于 保护渣的熔化及结晶器的润滑,严重影响铸坯质量. Kubota<sup>[15]</sup>认为结晶器自由液面表面流速控制在0.1~ 0.3 m•s<sup>-1</sup>范围内时铸坯表面缺陷最少.本模拟的自由 液面平均流速虽然处于合理范围内,但应当优化浸入 式水口结构参数及工艺参数以期获得分布更加均匀的 表面流速结果.

#### 4.2 温度场结果与分析

图 8 和图 9 分别是铸坯离开结晶器时横断面上的 温度分布和固相率分布. 高温钢液经结晶器的冷却作 用形成三种存在状态: 深红色处的液态,灰色处的固 态 橙黄及明黄色处的糊状区. 由于钢液在结晶器角 部是二维冷却,即同时受到来自窄面和宽面的双重冷 却作用,结晶器角部温度最低,因而凝固坯壳最厚的位 置总出现在结晶器角部. 图 9 给出结晶器出口截面处 坯壳沿壁面周向方向上的厚度分布. 因为水口流股冲 击至窄面的过程中不断带来热量,到达窄面的流股有 一部分沿窄面方向运动,钢液沿窄面方向上的温度分 布不均匀且逐渐降低形成了很大的温度梯度,所以导 致窄面坯壳生长的不均匀性. 从图 9(e)中可以看出, 出口横截面窄面中心处坯壳最薄,仅为 10.4 mm. 铸坯 坯壳在横截面上的厚度分布不均匀,宽面厚度较大于 窄面. 由于水口流股不断冲刷的影响,宽面偏角部位 置的坯壳厚度稍薄于宽面其他位置,其坯壳厚度为 18.9 mm,如图 9(f)所示.



图 8 结晶器不同横断面上坯壳的温度分布. (a)、(b)、(c)和 (d)分别为距弯月面 0.3、0.5、0.8和1.5m的横断面 Fig. 8 Temperature distributions on different cross sections solidified shells. The distance from the meniscus is (a) 0.3m, (b) 0.5m, (c) 0.8m, and (d) 1.5m

在实际工业生产中 结晶器角部凝固收缩严重,产 生的气隙热阻较大 极易引起铸坯传热不良从而减薄 窄面及宽面偏角部的坯壳厚度,导致角部裂纹及拉漏 事故.本工况条件下,此宽厚板坯结晶器出口横截面 上宽面的坯壳厚度较合理,而窄面的坯壳厚度偏薄,可 以适当增大窄面的冷却水量来加以改善.

图 10 是铸坯宽面中心、铸坯窄面中心、铸坯角部 以及铸坯中心的温度随着距离弯月面距离的变化曲 线. 铸坯中心温度在出结晶器之前几乎保持不变,具 有较大的过热度. 从图中可以看出,铸坯角部的温度



图 9 结晶器不同横断面上坯壳的固相率图.(a)、(b)、(c)和(d)分别为距弯月面 0.3、0.5、0.8 和 1.5 m 的横断面;(e)、(f)和(g)分别为(c)中不同位置的局部放大视图

Fig. 9 Solid phase ratio distributions of solidified shells on different cross sections in the mold. The distance from the meniscus is (a) 0.3 m, (b) 0.5 m, (c) 0.8 m, and (d) 1.5 m; (e), (f) and (g) are partial enlarged views of three positions in (c)

曲线斜率在距离弯月面 0.4 m 处最大,这是由于二维 换热使得角部位置冷却最快. 宽面中心温度下降比较 平稳,出结晶器温度为 1014.6 ℃,窄面中心温度在距 离弯月面 0.4 m 处最大,因为水口流股的冲击点位置 在距离钢水液面 0.38 m 处,流股带来的热量冲刷着窄 面并且不断往四周传递,所以铸坯窄面中心温度一开 始呈缓慢升高,然后加速下降的趋势.



图 10 铸坯宽面中心、铸坯窄面中心、铸坯角部以及铸坯中心的 温度随着距离弯月面距离的变化曲线

Fig. 10 Temperature change of the wide surface center , narrow surface center , slab corner and slab center with distance from the meniscus

#### 4.3 应力场结果与分析

图 11 为铸坯宽面和窄面的等效应力分布,图 12 是铸坯宽面中心、窄面中心及角部位置的等效应力随 着距离弯月面距离变化的曲线图. 从图 11(a) 和图 12 中可以看出,铸坯三个位置在结晶器内的等效应力变 化趋势都是升高,均形成一个沿负 Y 轴的正应力梯度. 由于角部是二维换热,凝固速度最快,在距离弯月面 0.28 m处,角部开始产生应力,而且增长速度最大.结 晶器宽面上部区域内的等效应力较小,在距结晶器液 面 0.5 m处,宽面等效应力才急剧增加,结晶器宽面铸 坯等效应力最大为100 MPa 左右. 出结晶器后,铸坯等 效应力在宽面上的分布比较混乱,整个宽面上的最大 等效应力约为150 MPa. 因为铸坯窄面的冷却水量与 宽面相比较少,同时不断受到来自水口流股的冲击,导 致窄面的凝固速度最慢,应力增长速度比较平缓,最大 等效应力约为25 MPa.



# 图 11 铸坯宽面(a) 和窄面(b) 的等效应力分布 Fig.11 Effective stress distribution of the slab wide surface (a) and narrow surface (b)

图 13 是结晶器内四个不同横截面的等效应力分



图 12 铸坯宽面中心、窄面中心及角部的等效应力随着距离弯 月面距离的变化曲线

Fig. 12 Effective stress change of the wide surface center , narrow surface center and corner of the slab with distance from the meniscus

布 其中(a)、(b)、(c)和(d)分别代表距离弯月面 0.3、0.5、0.8和1.5m处横截面上的等效应力分布. 由图可见 结晶器内沿着高度下降的方向铸坯横截面 上等效应力逐渐呈现出数值增大、分布面积扩大的趋势.如图13(a)所示 在距离弯月面0.3m处的横截面 上,铸坯等效应力首先出现在角部位置,接着沿宽面方向和窄面方向延伸发展,由于宽面冷却水量比窄面大, 而且水口射流不断冲击窄面,所以宽面凝固坯壳生长 速度快 横断面上沿宽面方向应力分布面积大,但均小 于49 MPa. 图13(c)是距离弯月面0.8m处横截面上 的等效应力分布,即铸坯离开结晶器的位置,铸坯角部 位置应力最大 横截面上沿宽窄面方向的等效应力分 布比较均匀且数值不大,等效应力范围约为0~





Fig.13 Effective stress distribution on the cross sections. The distance from the meniscus is ( a)  $0.3\,m$  ,( b)  $0.5\,m$  ,( c)  $0.8\,m$  , and ( d)  $1.5\,m$ 

120 MPa.

另外,距结晶器液面0.3m和0.5m处的铸坯横截 面上应力分布不均匀,沿宽窄面方向,结晶器出口横截 面上等效应力分布面积增大趋势逐渐减弱,但应力数 值有所增大.由图9和图13可见,铸坯坯壳应力变化 趋势与温度基本保持一致,表明初凝坯壳应力主要是 热应力.由于连铸坯结晶器内凝固传热过程中,宽面 和窄面被结晶器强制冷却,凝固坯壳内部凝固界面又 接近钢液温度,因此在坯壳内部存在着很大的温度梯 度.这种不均匀的温度分布使得坯壳各部分的自由收 缩受到相互制约,从而在坯壳内部产生很大的热应力. 热应力过大会使铸坯内部和表面生成裂纹或者使原有 裂纹扩大.我们应当从凝固坯壳与结晶器换热方面来 降低坯壳的热应力大小,尽量消除铸坯裂纹,从而改善 铸坯内部和表面质量.

# 5 结论

(1)利用 ProCAST 建立了 2400 mm × 400 mm 宽厚 板坯连铸结晶器三维动态模型,耦合模拟求解结晶器 内流动场、温度场及应力场,结果表明三场耦合后的结 果准确性远高于单一流场或者温度场.

(2)未考虑凝固坯壳影响的钢液流动轨迹属于理 想状态,未能充分反映钢液在结晶器内的流动情况;在 考虑凝固坯壳影响后,下回流区涡心向铸坯中心靠近, 与实际情况基本符合.

(3)受到水口流股的不断冲刷,窄面坯壳生长不 均匀结晶器出口处,窄面中心位置厚度为10.4 mm, 宽面偏角部位置厚度为18.9 mm,宽面中心位置厚度 为27.6 mm.

(4)宽窄面上等效应力均沿着结晶器高度下降方向逐渐增加,角部位置应力最大,结晶器内铸坯宽面最大应力约为100 MPa,窄面应力增加比较缓慢,最大应力约为25 MPa. 铸坯坯壳应力变化趋势与温度基本保持一致,表明初凝坯壳应力主要是热应力.

(5)结晶器内坯壳横断面向下移动的过程中,横 断面上的应力生长逐渐趋向均匀,出结晶器后的横断 面应力分布面积变化较小,但数值有所增大.

#### 参考文献

- [1] Liu G L, Wu S Z, Zhang J M, et al. Numerical simulation on the surface fluctuation of molten steel in a wide slab continuous casting mold. *J Univ Sci Technol Beijing*, 2009, 31(2): 229
  (刘国林,吴苏州,张炯明,等. 宽板坯连铸结晶器内液面波动的数值模拟. 北京科技大学学报,2009,31(2): 229)
- [2] Thomas B G , Mika L J , Najjar F M. Simulation of fluid flow inside a continuous slab casting machine. *Metall Mater Trans B*, 1990, 21(2): 387

- [3] Thomas B G, Najjar F M. Finite-element modelling of turbulent fluid flow and heat transfer in continuous casting. Appl Math Modell, 1991, 15(5): 226
- [4] Choudhary S K, Mazumdar D, Ghosh A. Mathematical modeling of heat transfer phenomena in continuous casting of steel. *ISIJ Int*, 1993, 33(7): 764
- [5] Hwang J D , Lin H J , Hwang W S , et al. Numerical simulation of metal flow and heat transfer during twin roll strip casting. *ISIJ Int* , 1995 , 35(2): 170
- [6] Yang J B, Li J S, Zhang J S, et al. Simulation on fluid flow in a slab continuous casting mould. *J Univ Sci Technol Beijing*, 2014, 36(增刊1):98
  (杨静波,李京社,张江山,等. 板坯连铸结晶器内钢液流动的数值模拟. 北京科技大学学报,2014,36(增刊1):98)
- [7] Han H N, Lee J E, Yeo T J. A finite element model for 2-dimensional slice of cast strand. *ISIJ Int*, 1999, 39(5): 445
- [8] Cai S W. Design and Optimization for Copper Mould Tube Cavity of Continuous Casting Steel by Numerical Simulation [Dissertation]. Dalian: Dalian University of Technology, 2010
  (蔡少武.钢坯连铸结晶器铜管结构模拟优化设计[学位论 文].大连:大连理工大学, 2010)
- [9] Li R, Ma J X, Cui Q Y, et al. Casting Process Simulation of Pro-CAST from Entry to the Master. Beijing: China Water & Power Press, 2010 (李日,马军贤,崔启玉,等. 铸造工艺仿真 ProCAST 从入门

到精通.北京:中国水利水电出版社,2010)

[10] Wang Y Z , Zhang Y. New Compilation of Continuous Casting

Process and Equipment. Beijing : Metallurgy Industry Press, 2008

(王雅贞,张岩.新编连续铸钢工艺及设备.北京:冶金工业 出版社,2008)

- [11] Sheng Y P, Kong X D, Yang Y L. Study on thermal boundary conditions in the mold for continuous casting. *Chin Mech Eng*, 2007, 18(13): 1615
  (盛义平,孔祥东,杨永利. 连铸结晶器传热边界条件研究.中国机械工程,2007,18(13):1615)
- [12] Wang N, Zou Z S. Iron and Steel Metallurgy Process Mathematical Model. Beijing: Science Press, 2011
  (王楠,邹宗树.钢铁冶金过程数学模型.北京:科学出版 社,2011)
  [13] Li J Q. Optimization of Nozzle Configuration Parameters for Heavy
- [15] Li J Q. Optimization of Nozzle Configuration Parameters for Heavy Slab Mold by Numerical and Physical Simulation Method [Dissertation]. Chongqiong: Chongqiong University, 2012
   (李俊桥. 宽板坯连铸结晶器浸入式水口结构参数优化的数 值与物理模拟研究[学位论文]. 重庆: 重庆大学, 2012)
- [14] Jin X. Study on Fluid Flow Behavior of Molten Steel and Simulation Method in Slab Continuous Casting Mold [Dissertation]. Chongqiong: Chongqiong University, 2011
  (靳星.板坯连铸结晶器内钢液流动行为与模拟方法研究 [学位论文].重庆:重庆大学,2011)
- [15] Kubota J, Okimoto K, Suzuki M, et al. Mechanism of level fluctuation and mold powder caching in slab continuous casting at high speed // 6th International Iron and Steel Congress Proceeding. Nagoya, 1990: 356